

无黏性土剪胀性的细观认识

雷国辉¹, 陈晶晶^{1,2}

(1. 河海大学岩土力学与堤坝工程教育部重点实验室, 岩土工程科学研究所, 江苏 南京 210098;

2. 铁道第三勘察设计院集团有限公司地基路基设计处, 天津 300251)

摘要: 针对规则的椭圆形颗粒、圆形和履带形颗粒以及不规则形状颗粒组成的土体进行了平面力学分析, 推导了应力比和塑性应变增量比表达式, 建立了由土体本身内在材料属性, 包括颗粒的形状、大小或级配、以及布局方式或组织, 所决定的细观剪胀模型。分析结果表明, 在建立状态相关的宏观剪胀理论时, 状态的概念并不仅仅局限于描述土体颗粒布局方式的孔隙比状态参数, 还应包括其它能够反映颗粒形状、大小或级配的宏观状态参数。

关键词: 剪胀; 颗粒; 布局; 应力比; 塑性应变增量比

中图分类号: TU431 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2011)09-1333-07

作者简介: 雷国辉(1972-), 男, 江西丰城人, 教授, 从事土力学及地基基础工程研究。E-mail: leiguohui@hhu.edu.cn。

Microscopic understanding of dilatancy in cohesionless soils

LEI Guo-hui¹, CHEN Jing-jing^{1,2}

(1. Key Laboratory of Geomechanics and Embankment Engineering of Ministry of Education, Geotechnical Research Institute, Hohai University, Nanjing 210098, China; 2. Geology and Subgrade Design Department of Third Railway Survey and Design Institute Group

Corporation, Tianjin 300251, China)

Abstract: Expressions for stress ratios and plastic strain increment ratios are derived from the planar mechanical analyses of soils consisting of particles of regular elliptical shape, circular and crawler belt shapes, and of irregular shapes. On this basis, a microscopic dilatancy model is established depending on the intrinsic characteristics of soil materials including particle shape, particle size or gradation, and particle packing or fabric. It is shown from the model analyses that when establishing the macroscopic state-dependent dilatancy theory, the concept of the state should not be limited to only the void ratio state parameter describing the soil particle packing. Other macroscopic state parameters capable of reflecting the particle shape, size and gradation should be also included.

Key words: dilatancy; particle; packing; stress ratio; plastic strain increment ratio

0 引言

李广信^[1]认为, 土体主要的应力应变特性是其非线性、弹塑性和剪胀性; 广义的剪胀性是指剪切引起的体积变化, 包括体胀, 也包括体缩; 土的剪胀性实质上是由于剪应力引起土颗粒间相互位置的变化, 使排列变化而使颗粒间的孔隙加大(或减小), 从而发生了体积变化。充分认识土体剪胀性的影响因素和机理, 对于构建本构模型, 客观描述土体的应力-应变-强度关系, 具有重要的理论意义。

纵观以往发表的大量相关文献, 对土体剪胀性的研究方法大致可以分为两类: 一类是从理论分析入手, 通过对剪切带上颗粒粒间接触力和土体变形特征开展静力学分析^[2-3], 或运用能量耗散分析、最小势能原理

等热力学方法^[4], 研究剪胀性。另一类是通过分析室内物理实验^[5-6]、数值试验^[7]和现场实验^[8]结果, 得到土体剪胀性的统计规律。

其中, Li 和 Dafalias^[9]通过对平面规则圆形颗粒组成的土体在两种布局(packing)情况下的静力学分析, 解释了土体剪胀性不仅依赖于应力比, 而且依赖于土体的状态, 并运用 Been 和 Jefferies^[10]定义的状态参数 $\psi (= e - e_c)$, 其中 e 为当前孔隙比, e_c 为临界状态孔隙比, 构建了剪胀方程。Guo 和 Wan^[3]通过引入组织张量(fabric tensor)的方法, 将平面规则圆形颗粒组成的土体的静力学分析, 推广到一般情况下随机的不规则形状颗粒组成的土体的静力学分析, 建立了剪胀方程。

Li 和 Dafalias^[9]分析的平面纯圆形颗粒在两种布局情况下组成的土体及其代表性粒团如图 1~4 所示, 图中, 滑动面与水平面的夹角为 α , 颗粒接触面与竖直面的夹角为 β 。

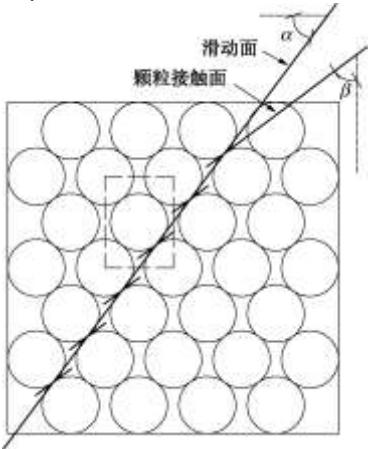


图 1 颗粒布局模型一

Fig. 1 Particle packing model No. 1

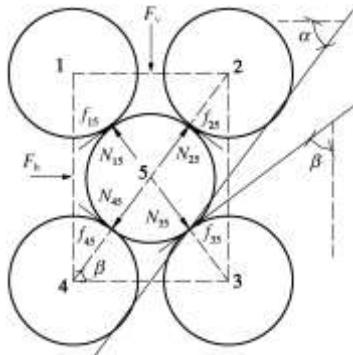


图 2 代表性粒团一

Fig. 2 Representative agglomerate No. 1

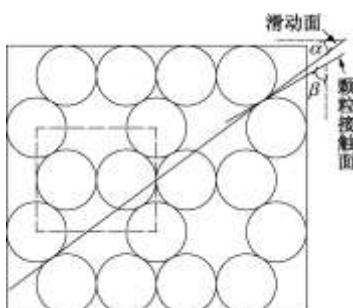


图 3 颗粒布局模型二

Fig. 3 Particle packing model No. 2

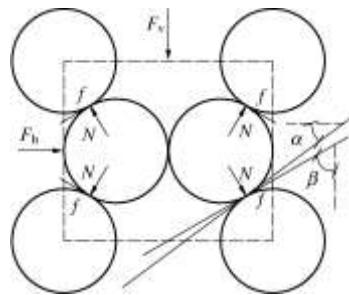


图 4 代表性粒团二

Fig. 4 Representative agglomerate No. 2

Li 和 Dafalias^[9]给出的静力学分析结果为:
对于图 1 和 2 所示的颗粒布局模型一

$$\begin{cases} \frac{\sigma'_1}{\sigma'_2} = \tan(\phi_{\mu} + \beta) \tan \beta, \\ \frac{d\varepsilon_2^P}{d\varepsilon_1^P} = -\tan^2 \beta, \\ e = \frac{8 \sin \beta \cos \beta}{\pi} - 1, \end{cases} \quad (1)$$

对于图 3 和 4 所示的颗粒布局模型二

$$\begin{cases} \frac{\sigma'_1}{\sigma'_2} = \tan(\phi_{\mu} + \beta) \frac{2 \sin \beta}{1 + 2 \cos \beta}, \\ \frac{d\varepsilon_2^P}{d\varepsilon_1^P} = -\frac{2 \sin^2 \beta}{(1 + 2 \cos \beta) \cos \beta}, \\ e = \frac{8 \sin \beta (1 + 2 \cos \beta)}{3\pi} - 1. \end{cases} \quad (2)$$

式中 σ'_1 和 σ'_2 分别表示竖直向和水平向有效应力; $d\varepsilon_1^P$ 和 $d\varepsilon_2^P$ 分别表示竖直向和水平向塑性应变增量; e 表示孔隙比; ϕ_{μ} 表示颗粒与颗粒之间的静摩擦角, 即颗粒与颗粒之间产生剪切滑移前的摩擦角。

式(1)和(2)只能反映土体的剪胀性与参数 β 和 ϕ_{μ} 角有关, 而与颗粒的大小无关。因此, 由纯圆形颗粒组成的土体的静力学分析所建立的细观剪胀模型, 仅仅能够反映颗粒的布局方式(即所谓状态)和粒间摩擦特性对土体剪胀性的影响, 其意义主要在于说明从应力剪胀理论发展为状态相关剪胀理论的必要性, 体现在剪胀方程的构建上, 目前主要是通过采用较为复杂的土体细观结构性参数(比如组构张量^[3]或配位数(coordination number)^[11]等)方法, 或相对简便地引入一个与孔隙比相关的宏观状态参数^[12], 来反映颗粒布局方式和粒间摩擦特性对土体剪胀性的影响。

其实, 土体剪胀性的内在影响因素并不局限于此。室内物理实验^[7, 13-16]以及采用离散单元法开展的数值试验^[17-21]的研究结果均表明: 颗粒的形状^[7, 13, 16-19]、大小^[20-21]或级配^[14-15]等也对土体剪胀性有明显的影响。

为综合体现土体剪胀性的这些内在影响因素, 本文针对平面纯椭圆形颗粒以及由平面圆形与履带形组合颗粒所形成的土体开展了静力学分析, 建立了细观

基金项目: 国家自然科学基金项目(50878075); 江苏省高校青蓝工程基金项目; 中央高校基本科研业务费专项资金项目(2011B02814)

收稿日期: 2010-07-06

剪胀模型, 并运用该模型分析了颗粒布局方式、形状、大小或级配对土体剪胀性的影响。

1 细观剪胀模型

1.1 静力学分析

均匀的平面纯椭圆形颗粒组成的土体及其代表性粒团分别如图 5 和 6 所示。由于粒团结构和受力的对称关系, 粒间接触的法向力 N 和摩擦力 f 之间具有如下关系。

$$\begin{cases} N_{15} = N_{25} = N_{35} = N_{45} = N, \\ f_{15} = f_{25} = f_{35} = f_{45} = N \cdot \tan \phi_u. \end{cases} \quad (3)$$

由图 6 中颗粒 1, 2, 5 的竖直向受力平衡和颗粒 1, 4, 5 的水平向受力平衡可得

$$\begin{cases} F_v = 2N \tan \phi_u \cdot \cos \beta + 2N \sin \beta, \\ F_h = -2N \tan \phi_u \cdot \sin \beta + 2N \cos \beta. \end{cases} \quad (4)$$

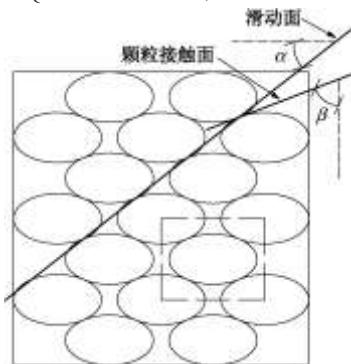


图 5 颗粒布局模型三

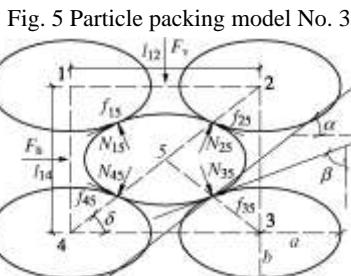


图 6 代表性粒团三

Fig. 6 Representative agglomerate No. 3

设椭圆形颗粒的长半轴长度为 a , 短半轴长度为 b 。对于均匀规则布局(即椭圆颗粒的长轴或短轴相互平行排列)的粒团结构, 通过几何分析可以很容易证明: 颗粒之间的接触点与相邻椭圆颗粒的圆心之间三点共线; 粒团结构的对角线与水平线的夹角 δ (如图 6 所示)与 β 角的关系为 $\tan \delta = (b^2/a^2) \tan \beta$; 粒团结构的长边长度 l_{12} 和短边长度 l_{14} (如图 6 所示)分别为

$$\left. \begin{aligned} l_{12} &= \frac{4a^2}{\sqrt{a^2 + b^2 \tan^2 \beta}}, \\ l_{14} &= \frac{4b^2 \tan \beta}{\sqrt{a^2 + b^2 \tan^2 \beta}}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

因此, 可推求得到代表性粒团(亦即土体)的竖直向与水平向有效应力比、塑性应变增量比和孔隙比为

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sigma'_1}{\sigma'_2} &= \frac{F_v}{l_{12}} \cdot \frac{l_{14}}{F_h} = \frac{b^2}{a^2} \tan(\phi_u + \beta) \tan \beta, \\ \frac{d\varepsilon_2^P}{d\varepsilon_1^P} &= \frac{dl_{12}}{l_{12}} \cdot \frac{l_{14}}{dl_{14}} = -\frac{b^2}{a^2} \tan^2 \beta, \\ e &= \frac{l_{12} \cdot l_{14} - 2\pi ab}{2\pi ab} = \frac{8ab \tan \beta}{\pi(a^2 + b^2 \tan^2 \beta)} - 1. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

对比式(6)和式(1)、(2)可以看出, 与纯圆形颗粒相比, 纯椭圆形颗粒组成的土体静力学分析确定的剪胀性不仅与 β 和 ϕ_u 角相关, 而且与 a 和 b 值相关, 体现了颗粒的形状对剪胀性的影响。

为进一步体现颗粒大小或级配对剪胀性的影响, 笔者推求了由椭圆形和圆形颗粒组合形成的土体的竖直向与水平向有效应力比、应变增量比和孔隙比表达式, 但其形式过于冗长。为简单明了起见, 这里采用履带形颗粒与圆形颗粒的组合来进行分析。如图 7~10 所示, 图中, 圆形颗粒的半径设为 r , 履带形颗粒的短半轴长度也设为 r , 长半轴长度设为 $(1+m)r$, 其中的 m 值反映了土体中颗粒的大小差异或级配, $m=0$ 时为图 1 和 2 中的纯圆形颗粒布局模型一。

由履带形和圆形颗粒组合形成的一种布局模型及其代表性粒团分别如图 7 和 8 所示。按照与前面类似的过程, 可得到该布局下土体的竖直向与水平向有效应力比、塑性应变增量比和孔隙比表达式为

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sigma'_1}{\sigma'_2} &= \tan(\phi_u + \beta) \frac{2 \sin \beta}{2 \cos \beta + m}, \\ \frac{d\varepsilon_2^P}{d\varepsilon_1^P} &= -\frac{2 \sin \beta}{2 \cos \beta + m} \tan \beta, \\ e &= \frac{8 \sin \beta \cos \beta + 4m \sin \beta}{\pi + 2m} - 1. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

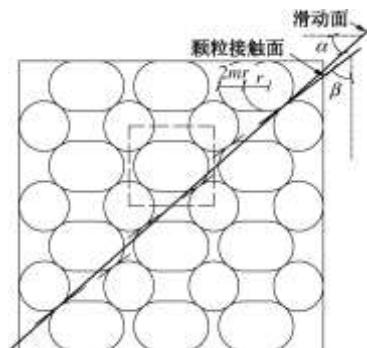


图 7 颗粒布局模型四

Fig. 7 Particle packing model No. 4

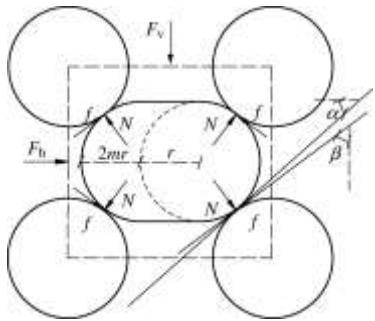


图 8 代表性粒团四

Fig. 8 Representative agglomerate No. 4

由履带形和圆形颗粒组合形成的另一种布局模型及其代表性粒团分别如图 9 和 10 所示, 其竖直向与水平向有效应力比、塑性应变增量比和孔隙比表达式为

$$\begin{cases} \frac{\sigma'_1}{\sigma'_2} = \tan(\phi_\mu + \beta) \frac{2 \sin \beta + m}{2 \cos \beta}, \\ \frac{d\epsilon_2^p}{d\epsilon_1^p} = -\frac{2 \sin \beta + m}{2 \cos \beta} \tan \beta, \\ e = \frac{8 \sin \beta \cos \beta + 4m \cos \beta}{\pi + 2m} - 1. \end{cases} \quad (8)$$

式(7)和(8)中的表达式都与 m 值相关, 反映了颗粒的大小或级配对土体剪胀性的影响。

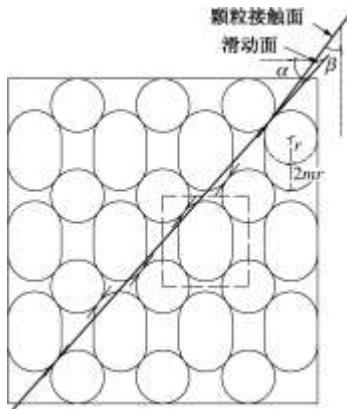


图 9 颗粒布局模型五

Fig. 9 Particle packing model No. 5

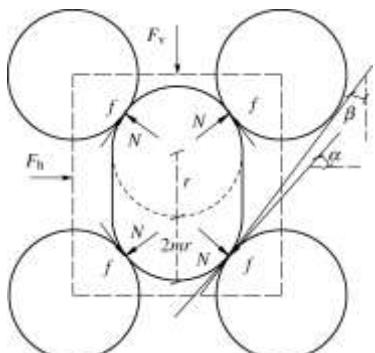


图 10 代表性粒团五

Fig. 10 Representative agglomerate No. 5

1.2 剪胀表达式

经典本构模型的剪胀表达式通常认为剪胀比 d 与应力比 η 存在惟一关系, 比如, 原始剑桥模型的剪胀表达式为

$$d = \frac{d\epsilon_v^p}{d\epsilon_q^p} = M - \eta \quad , \quad (9)$$

修正剑桥模型的剪胀表达式为

$$d = \frac{M^2 - \eta^2}{2\eta} \quad , \quad (10)$$

Rowe 模型对应于三轴压缩实验的剪胀表达式为

$$d = \frac{9(M - \eta)}{9 + 3M - 2M\eta} \quad , \quad (11)$$

式中, $d\epsilon_v^p$ 和 $d\epsilon_q^p$ 分别表示塑性体应变和剪应变增量, M 表示临界应力比。

分别依据式(1)、(2)、(6)~(8), 可以得到前述纯圆形、纯椭圆形颗粒以及履带形和圆形组合颗粒布局下形成的土体(即图 1~10 中布局模型及其代表性粒团一~五)相对应的剪胀表达式依次如下。

$$\begin{aligned} \frac{\eta}{d} &= \frac{\frac{\sigma'_1 - \sigma'_2}{\sigma'_1 + \sigma'_2}}{\frac{d\epsilon_v^p}{d\epsilon_q^p}} = \frac{\frac{\sigma'_1}{\sigma'_2} - 1}{\frac{\sigma'_1}{\sigma'_2} + 1} \cdot \frac{1 - \frac{d\epsilon_2^p}{d\epsilon_1^p}}{1 + \frac{d\epsilon_2^p}{d\epsilon_1^p}} \\ &= \frac{\tan(\phi_\mu + \beta) \cdot \tan \beta - 1}{\tan(\phi_\mu + \beta) \cdot \tan \beta + 1} \cdot \frac{1 + \tan^2 \beta}{1 - \tan^2 \beta} \quad , \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \frac{\eta}{d} &= \frac{\tan(\phi_\mu + \beta) \cdot 2 \sin \beta - (2 \cos \beta + 1)}{\tan(\phi_\mu + \beta) \cdot 2 \sin \beta + (2 \cos \beta + 1)} \\ &\quad \frac{(2 \cos \beta + 1) \cdot \cos \beta + 2 \sin^2 \beta}{(2 \cos \beta + 1) \cdot \cos \beta - 2 \sin^2 \beta} \quad , \end{aligned} \quad (13)$$

$$\frac{\eta}{d} = \frac{b^2 \tan(\phi_\mu + \beta) \cdot \tan \beta - a^2}{b^2 \tan(\phi_\mu + \beta) \cdot \tan \beta + a^2} \cdot \frac{a^2 + b^2 \tan^2 \beta}{a^2 - b^2 \tan^2 \beta} \quad , \quad (14)$$

$$\frac{\eta}{d} = \frac{\tan(\phi_\mu + \beta) \cdot 2 \sin \beta - (2 \cos \beta + m)}{\tan(\phi_\mu + \beta) \cdot 2 \sin \beta + (2 \cos \beta + m)} \cdot$$

$$\frac{(2 \cos \beta + m) \cdot \cos \beta + 2 \sin^2 \beta}{(2 \cos \beta + m) \cdot \cos \beta - 2 \sin^2 \beta} \quad , \quad (15)$$

$$\frac{\eta}{d} = \frac{\tan(\phi_\mu + \beta) \cdot (2 \sin \beta + m) - 2 \cos \beta}{\tan(\phi_\mu + \beta) \cdot (2 \sin \beta + m) + 2 \cos \beta} \cdot$$

$$\frac{2 \cos^2 \beta + \sin \beta (2 \sin \beta + m)}{2 \cos^2 \beta - \sin \beta (2 \sin \beta + m)} \quad . \quad (16)$$

从式(12)~(16)可以看出, 剪胀比和应力比并不具有惟一对应关系, 而与参数 β , ϕ_μ , a , b , m 有关, 这些参数分别反映了颗粒布局方式、粒间摩擦、以及颗粒的形状、大小或级配对土体剪胀性的影响, 说明剪胀性与土体本身的物理状态密切相关, 在应力剪胀理论的基础上发展状态相关剪胀理论是十分必要的, 而宏观上, 状态的概念并不仅仅局限于描述土体

颗粒布局方式的孔隙比状态参数, 还应包括其它能够反映颗粒形状、大小或级配的宏观状态参数。

1.3 参数 β 的物理意义

对于真实土体, 颗粒的大小、形状和布局不会出现图 1~10 所描述的均匀、规则的情况。如图 11 所示, 假设剪切滑动面存在, 滑动面上有 1, 2, 3, …等接触点, 设 β_k ($k = 1, 2, 3, \dots$) 为各点接触面与竖直面的夹角, 则各接触点处竖直向和水平向接触力之比为

$$\begin{aligned} \frac{f_{vk}}{f_{hk}} &= \frac{N_k \cdot \sin \beta_k + f_k \cdot \cos \beta_k}{N_k \cdot \cos \beta_k - f_k \cdot \sin \beta_k} \\ &= \frac{N_k \cdot \sin \beta_k + N_k \cdot \tan \phi_u \cdot \cos \beta_k}{N_k \cdot \cos \beta_k - N_k \cdot \tan \phi_u \cdot \sin \beta_k} \\ &= \tan(\phi_u + \beta_k) \quad . \end{aligned} \quad (17)$$

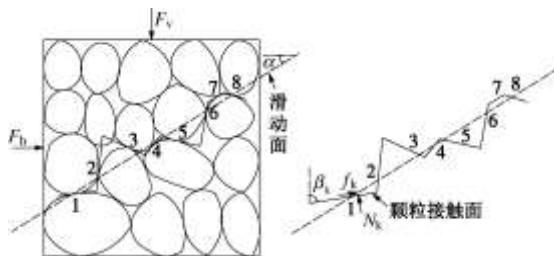


图 11 真实土体当中的颗粒布局

Fig. 11 Particle packing of real soil

因此, 滑动体承受的竖直力和水平力之比为

$$\frac{F_v}{F_h} = \frac{\sum f_{vk}}{\sum f_{hk}} = \frac{\sum [f_{hk} \cdot \tan(\phi_u + \beta_k)]}{\sum f_{hk}} \approx \tan(\phi_u^a + \beta_k^a) \quad (18)$$

式(18)中采用 ϕ_u^a 和 β_k^a 近似表示沿图 11 中的剪切滑动带内一个假想的平均滑移方向上的接触面静摩擦角和接触面方位角。 β_k^a 值的大小, 自然, 也包括实际滑移方向上各粒间的接触面方位角 β_k 值的大小, 取决于土体的外部加载条件。由此可以看出参数 β_k 的一个物理意义, 反映的是与应力或外载相关的接触面方位角的一个平均情况。

设图 11 中滑动体沿滑动面滑动的距离为 dw , 位移的方向以与外力的施加方向相同时为正, 则各接触点滑动的竖直向位移和水平向位移之比为

$$\frac{dw_{vk}}{dw_{hk}} = \frac{dw \cdot \cos \beta_k}{-dw \cdot \sin \beta_k} = -\cot \beta_k \quad . \quad (19)$$

因此, 滑动体滑动产生的竖直向和水平向位移之比为

$$\frac{dw_v}{dw_h} = \frac{\sum dw_{vk}}{\sum dw_{hk}} = \frac{\sum (dw \cdot \cos \beta_k)}{\sum (-dw \cdot \sin \beta_k)} \approx -\cot \beta_k^b \quad . \quad (20)$$

类似地, 式(20)中采用 β_k^b 近似表示沿图 11 中的剪切滑动带内一个假想的平均滑移方向上的接触面方位角。 β_k^b 值的大小, 自然, 也包括实际滑移方向上各粒间的接触面方位角 β_k 值的大小, 取决于土体的外

部位移约束条件。由此可以看出参数 β_k 的另一个物理意义, 反映的是与位移相关的接触面方位角的一个平均情况。

综上可知, 接触面方位角 β 值的变化受土体外部应力(或荷载)与位移的双重影响。因此, 不同加载条件(即应力路径)或不同约束条件将会引起 β 角的变化, 进而使土体的剪胀性会有不同的表现。相关文献报道中, 同一土体, 在不同类型实验(三轴压缩和伸长、平面应变、直剪实验等)条件下所表现出的剪胀性的明显差异^[5, 22-23]即是最好的佐证。

2 剪胀性的内在影响因素分析

Li 和 Dafalias^[9]通过应力比($\eta = (\sigma'_1 - \sigma'_2)/(\sigma'_1 + \sigma'_2)$)与塑性体变与竖向应变增量比($d\varepsilon_v^p/d\varepsilon_1^p = 1 + d\varepsilon_2^p/d\varepsilon_1^p$)的关系图, 分析了图 1~4 中纯圆形颗粒的布局方式对剪胀性的影响。采用类似的方法, 同样取 $\phi_u = 20^\circ$, 基于式(6)~(8), 可得到纯椭圆形颗粒布局三、以及履带形与圆形组合颗粒布局四和五的应力与剪胀关系分别如图 12 和 13 所示。

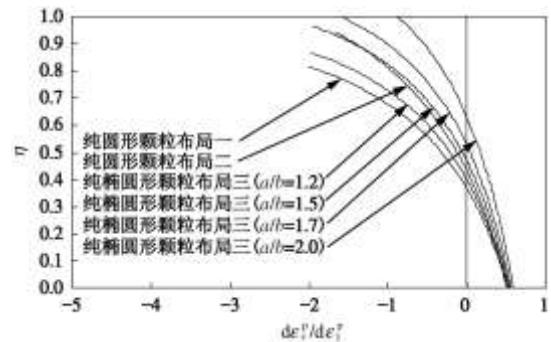


图 12 纯圆形和纯椭圆形颗粒布局的土体应力剪胀关系

Fig. 12 Stress-dilatancy relationship for soil packings of pure circular and elliptical particles

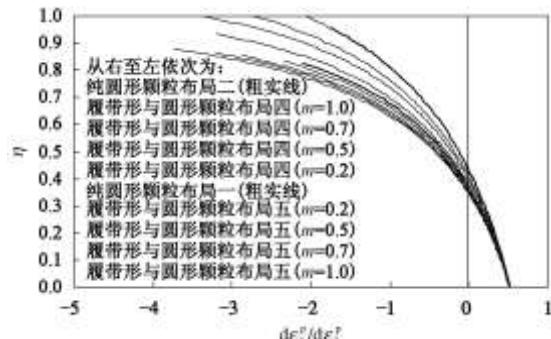


图 13 履带形和圆形组合颗粒布局的土体应力剪胀关系

Fig. 13 Stress-dilatancy relationship for soil packings of crawler belt-shaped particles and circular particles

从图 12 可以看出, 对于纯圆形颗粒布局一和布局二, 由于布局方式的不同(如图 1~4 所示), 剪胀性也明显不同, 曲线越向左偏离, 剪胀性越强, 与布局一的孔隙比小于布局二的孔隙比相对应, 这一结论为

Li 和 Dafalias^[9]采用孔隙比状态参数建立剪胀方程奠定了基础。对于纯椭圆形颗粒布局三, 从图 12 中可以明显地看出, 在相同布局方式情况下, 剪胀性随着颗粒长宽比的增加而减弱。Ng^[20]针对椭球体颗粒建立了离散单元法(DEM), 模拟了三轴排水实验, 其数值试验结果也印证了这一结论。纯椭圆形颗粒布局三与纯圆形颗粒布局一和二相比, 当布局方式相同时, 纯圆形颗粒布局一即是纯椭圆形颗粒布局三取长宽比为 1 时的特例, 其剪胀性最强, 符合剪胀性随长宽比增加而减弱的规律; 而当颗粒布局方式不同时, 比如布局二, 与布局一和三相比, 其剪胀性的相对强弱关系并没有明显的规律, 同时取决于颗粒的形状和布局方式。这一点可以解释: Ng^[20]基于椭球体的三轴排水 DEM 数值试验结果得到剪胀性随长宽比的增加而减小的结论, 而 Lin 和 Ng^[18]对比椭球体和圆球体的三轴排水 DEM 数值试验结果却得到椭球体的剪胀性比圆球体的剪胀性更强的结论。

从图 13 中可以看出, 纯圆形颗粒布局一是履带形与圆形组合颗粒布局四和五取 m 值为 0 时的特例, 其剪胀性介于布局四和五之间。纯圆形颗粒布局二也近似是履带形与圆形组合颗粒布局四取 m 值为 1 时的特例(如图 4 和图 8 所示), 其应力剪胀曲线基本重合。履带形与圆形组合颗粒布局四和五的剪胀性差异反映了颗粒布局方式对剪胀性的影响。不同 m 值所对应的剪胀性差异反映了颗粒相对大小或级配对土体剪胀性的影响, Simoni 和 Housby^[14]针对砂和加砾砂的大量室内大型直剪对比实验结果, 以及 Kokusho 等^[15]针对不同级配砂砾土的室内不排水实验结果, 所展示的级配对剪胀性影响的研究成果就是最好的证明。

3 结语

通过本文所建立的细观剪胀模型分析, 说明了土体的剪胀性并不仅仅取决于颗粒的布局方式, 还取决于颗粒的形状、大小或级配, 以及外部加载条件和约束条件。土体的剪胀性是这些内在和外在因素综合作用的结果。

剪胀比和应力比并不具有惟一的对应关系, 剪胀性与土体本身的物理状态密切相关。不同加载条件(即应力路径)或不同约束条件将会引起粒间接触面方位角即土体物理状态的变化, 进而使土体的剪胀性会有不同的表现。在应力剪胀理论的基础上发展状态相关剪胀理论是十分必要的, 而宏观上, 状态的概念并不仅仅局限于描述土体颗粒布局方式的孔隙比状态参数, 还应包括其它能够反映颗粒形状、大小或级配的宏观状态参数。

诚然, 本文在细观尺度下基于平面力学分析所得的关于无黏性土剪胀性影响因素方面的定性结论, 虽然有助于提高对于土体剪胀性的认识, 但是, 对于工程实际中三维的、宽级配的、多形态的颗粒布局下的土体剪胀性分析, 还有待进一步的研究。

参考文献:

- [1] 李广信. 高等土力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2004. (LI Guang-xin. Advanced soil mechanics[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2004. (in Chinese))
- [2] ZHANG J, SALGADO R. Stress-dilatancy relation for Mohr-Coulomb soils following a non-associated flow rule[J]. Géotechnique, 2010, **60**(3): 223 – 226.
- [3] GUO P, WAN R. A rational approach to stress-dilatancy modelling using an explicit micromechanical formulation [C]// EXADAKTYLOS G E, VARDOLAKIS I G. Proceedings of the 7th International Workshop on "Bifurcations, Instabilities, Degradation in Geomechanics" [M]. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007: 201 – 230.
- [4] COLLINS I F, MUHUNTHAN B, TAI A T T, PENDER M J. The concept of a 'Reynolds-Taylor state' and the mechanics of sands[J]. Géotechnique, 2007, **57**(5): 437 – 447.
- [5] BOLTON M D. The strength and dilatancy of sands[J]. Géotechnique, 1986, **36**(1): 65 – 78.
- [6] BEEN K, JEFFERIES M. Stress-dilatancy in very loose sand[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2004, **41**(5): 972 – 989.
- [7] LIU S, MATSUOKA H. Microscopic interpretation on a stress-dilatancy relationship of granular materials[J]. Soils and Foundations, 2003, **43**(3): 73 – 84.
- [8] LEE J, EUN J, LEE K, PARK Y, KIM M. In-situ evaluation of strength and dilatancy of sands based on CPT results[J]. Soils and Foundations, 2008, **48**(2): 255 – 265.
- [9] LI X S, DAFALIAS Y F. Dilatancy for cohesionless soils[J]. Géotechnique, 2000, **50**(4): 449 – 460.
- [10] BEEN K, JEFFERIES M G. A state parameter for sands[J]. Géotechnique, 1985, **35**(2): 99 – 112.
- [11] KRUYT N P, ROTHENBURG L. Kinematic and static assumptions for homogenization in micromechanics of granular materials[J]. Mechanics of Materials, 2004, **36**(12): 1157 – 1173.
- [12] 蔡正银, 李相菘. 砂土的剪胀理论及其本构模型的发展[J]. 岩土工程学报, 2007, **29**(8): 1122 – 1128. (CAI Zheng-yin, LI Xiang-song. Development of dilatancy theory and constitutive model of sand[J]. Chinese Journal of

- Geotechnical Engineering, 2007, **29**(8): 1122 – 1128. (in Chinese))
- [13] FROSSARD E. Effect of sand grain shape on interparticle friction: indirect measurements by Rowe's stress dilatancy theory[J]. Géotechnique, 1979, **29**(3): 341 – 350.
- [14] SIMONI A, HOULSBY G T. The direct shear strength and dilatancy of sand-gravel mixtures[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2006, **24**(3): 523 – 549.
- [15] KOKUSHO T, HARA T, HIRAOKA R. Undrained shear strength of granular soils with different particle gradations[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2004, **130**(6): 621 – 629.
- [16] COX M R, BADHU M. Grain shape quantifications and their relationship to dilatancy[C]// FRATTA D O, PUPPALA A J, MUHUNTHAN B. GeoFlorida 2010: advances in analysis, modeling, and design (Geotechnical Special Publication No. 199)[M]. Reston VA: American Society of Civil Engineers, 2010, 540 – 549.
- [17] ROTHENBURG L, BATHURST R J. Micromechanical features of granular assemblies with planar elliptical particles[J]. Géotechnique, 2004, **54**(10): 659 – 669.
- [18] LIN X, NG T-T. A three-dimensional discrete element model using arrays of ellipsoids[J]. Géotechnique, 1997, **47**(2): 319 – 329.
- [19] SALLAM A M, ASHMAWY A K. Effect of particle shape and angularity on dilation of granular soils: a discrete element approach[C]// Proceedings of the 17th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering[M]. IOS Press, 2009, 1: 417 – 420.
- [20] NG T-T. Fabric evolution of ellipsoidal arrays with different particle shapes[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2001, **127**(10): 994 – 999.
- [21] POWRIE W, NI Q, HARKNESS R, ZHANG X. Numerical modelling of plane strain tests on sands using a particulate approach[J]. Géotechnique, 2005, **55**(4): 297 – 306.
- [22] NG T-T. Shear strength of assemblies of ellipsoidal particles[J]. Géotechnique, 2004, **54**(10): 659 – 669.
- [23] NG T-T. Behavior of ellipsoids of two sizes[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2004, **130**(10): 1077 – 1083.

第十一届全国青年岩石力学与工程学术大会 暨第六届中国岩石力学与工程学会青年工作委员会换届会议

(2011年11月18~20日, 青岛)

第二号通知

第十一届全国青年岩石力学与工程学术大会暨第六届中国岩石力学与工程学会青年工作委员会换届会议自2010年10月发出1号通知后,得到了全国岩土工程界各位同行的积极响应,特别是青年岩石力学工作者踊跃撰稿,会议共收到投稿论文全文247篇。经大会学术委员会会同《岩石力学与工程学报》编辑部与《地下空间与工程学报》编辑部组织专家审稿,经严格的审稿程序,共161篇论文录用。其中22篇于《岩石力学与工程学报》正刊发表,23篇于《岩石力学与工程学报》增刊发表,51篇于《地下空间与工程学报》正刊发表,65篇于《地下空间与工程学报》增刊发表。录用论文已进入编辑出版阶段,大会组织工作也在紧锣密鼓的进行,现就本次会议的有关事宜发布第二号通知。

主办单位: 中国岩石力学与工程学会青年工作委员会

承办单位: 青岛理工大学

协办单位: 《岩石力学与工程学报》编辑部;《地下空间与工程学报》编辑部;山东大学;中国海洋大学;山东科技大学;青岛市地铁公司;欧美大地仪器设备中国有限公司。

大会主题: 低碳时代的城市地下空间与工程

会议专题: 岩石力学基本性质与本构关系;岩石力学新理

论、新方法;岩石工程数值分析与仿真;地下空间与城市可持续发展;地下空间设计理论与建设技术;地下工程稳定性与风险分析;城市环境岩土工程问题与防治技术;岩石力学测试、监测、检测新设备、新技术。

会议地点: 青岛 (宾馆暂定为:青岛邮电疗养院(海滨花园大酒店))。

会议时间: 2011年11月18~22日,其中:2011年11月18日全天 大会注册报到;2011年11月19日~20日 学术大会;2011年11月21日~22日会后考察。

会议议程: 2011年11月18日19:30~21:30:中国岩石力学与工程学会青年工作委员会全体会议,讨论青委会工作,换届与增补新会员,评选大会优秀论文;2011年11月19日上午:大会开幕式及特邀报告;下午:分组学术报告;2011年11月20日上午:分组学术报告、颁奖仪式及闭幕式;下午:考察。

会议费用: 注册费:正式代表:1000元;学生代表:500元;陪同代表:500元。

会议联系方式: 通讯地址:青岛市抚顺路11号青岛理工大学理学院;联系人:王在泉、孔亮、张黎明;电话:(0532)85071570;13969666131(王),13792498401(孔),

13792881301 (张); 传真: (0532)85071136; 邮编: 266033; E-mail: qdrock@163.com。

(青岛理工大学 供稿)